

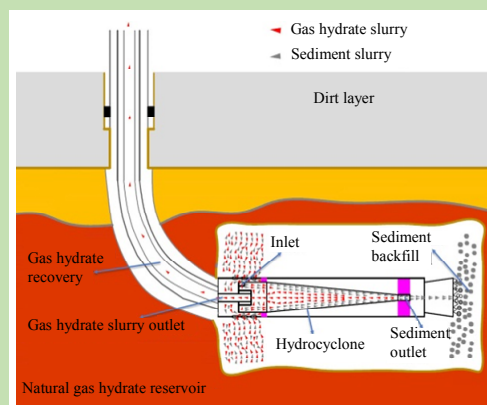
Effects of hydrocyclone separation on purification of natural gas-hydrate slurry and sand remove

Shunzuo QIU¹, Guorong WANG^{1*}, Guangshen WANG¹, Shouwei ZHOU^{2,4}, Qingyou LIU^{1,3,4},
Lin ZHONG¹, Leizhen WANG¹

1. College of Mechatronic Engineering and Marine Natural Gas Hydrate Laboratory, Southwest Petroleum University, Chengdu, Sichuan 610500, China
2. China National Offshore Oil Corporation, Beijing 100010, China
3. Key Laboratory for Fluid Machinery and Power Machinery, Ministry of Education, Xihua University, Chengdu, Sichuan 610039, China
4. State Key Laboratory of Oil and Gas Reservoir Geology and Development Engineering, Southwest Petroleum University, Chengdu, Sichuan 610500, China

Abstract: In view of the problem of low efficiency caused by the large amount of sand contained in the natural gas hydrate of the seabed in process of hydrates mining in the solid-state flow method, a novel separation process was presented based on the solid fluidization, and a hydrocyclone used for submarine gas-hydrate slurry was designed based on the properties of seabed gas-hydrate and the multiphase flow theory. The effects of particle (sands and gas-hydrate) size, inlet flux of slurry, and sands concentration in gas-hydrate slurry on separation efficiency and pressure drop were simulated by CFD. The results showed that the separation efficiencies of sand and gas-hydrate were more than 60%, and the maximum was 98.72%, the pressure drop was within 0.5 MPa, and the lowest was 0.03 MPa with the hydrocyclone at the conventional condition. The separation efficiency of sand increased first and then unchanged when particle size was increased. When inlet slurry flux was increased, the sand separation efficiency first increased and then decreased. When sand concentration in slurry was increased, the separation efficiency was always decreased. The separation efficiency of gas-hydrate increased first and then unchanged with increasing particle size and inlet slurry flux. When increasing sands concentration in slurry, the separation efficiency of gas-hydrate was decreased. The pressure drops in the overflow and underflow outlet were almost unchanged when particle size was increased, and increased with the sands concentration in slurry and inlet slurry flux increased. It was revealed and verified that the particle size, inlet slurry flux, and the sand concentration had great influence on the performance of the hydrocyclone. The separation performance was very good when the sand size was greater than 20 μm , the hydrate size was greater than 40 μm , the inlet slurry flux was about 5 m^3/h , and the sand concentration was no more than 25vol%.

Key words: natural gas-hydrate; hydrocyclone separation; sand remove



收稿: 2018-04-08, 修回: 2018-05-26, 网络发表: 2018-08-29, Received: 2018-04-08, Revised: 2018-05-26, Published online: 2018-08-29

基金项目: 国家重点研发计划资助项目(编号: 2016YFC0304008); 中国工程院战略咨询项目(编号: 2017-XZ-10-02-02)

作者简介: 邱顺佐(1992-), 男, 四川省宜宾市人, 博士研究生, 机械工程专业, Tel: 18782944071, E-mail: QiuShunzuo@163.com; 王国荣, 通讯联系人, Tel: 13981938089, E-mail: 200331010023@swpu.edu.cn.

引用格式: 邱顺佐, 王国荣, 王广申, 等. 旋流分离对天然气水合物除砂提纯的影响. 过程工程学报, 2019, 19(1): 64-72.

Qiu S Z, Wang G R, Wang G S, et al. Effects of hydrocyclone separation on purification of natural gas-hydrate slurry and sand remove (in Chinese). Chin. J. Process Eng., 2019, 19(1): 64-72, DOI: 10.12034/j.issn.1009-606X.218154.

旋流分离对天然气水合物除砂提纯的影响

邱顺佐¹, 王国荣^{1*}, 王广中¹, 周守为^{2,4}, 刘清友^{1,3,4}, 钟林¹, 王雷振¹

1. 西南石油大学机电工程学院海洋天然气水合物实验室, 四川 成都 610500

2. 中国海洋石油总公司, 北京 100010

3. 西华大学流体机械及动力机械教育部重点实验室, 四川 成都 610039

4. 西南石油大学油气藏地质及开发工程国家重点实验室, 四川 成都 610500

摘 要: 针对固态流化开采方法开采海底天然气水合物含砂量大导致开采效率低的问题, 提出原位分离工艺, 设计了旋流分离装置, 基于该装置利用 CFD 数值模拟方法研究了固相(砂和水合物颗粒)直径、入口浆体流量及浆体中砂浓度对装置分离性能的影响。结果表明, 在研究范围内, 砂和水合物分离效率大部分高于 60%, 最高达 98.72%, 压降大部分低于 0.5 MPa, 最低至 0.03 MPa。砂粒分离效率随固相粒径增大先增大后趋于平稳, 随浆体入口流量增大先增大后减小, 随砂浓度增大而降低; 水合物分离效率随固相粒径增大先增大后趋于平稳, 随浆体入口流量增大先增大后减小, 随砂浓度增大而降低。溢流口和底流口压降几乎不随固相粒径变化, 随砂浓度和浆体入口流量增大而增大。固相粒径、入口流量、砂浓度对分离性能有较大影响, 在砂粒径大于 20 μm 、水合物粒径大于 40 μm 、浆体入口流量约 5 m^3/h 、入口砂浓度不超过 25vol% 的条件下分离性能良好。

关键词: 天然气水合物; 旋流分离; 除砂

中图分类号: TE952

文献标识码: A

文章编号: 1009-606X(2019)01-0064-09

1 前 言

天然气水合物储量巨大, 主要分布在极地和海洋深水陆坡区, 后者约占 95%。海底水合物开发是实现能源可持续发展的重要领域^[1]。储存在深水浅层的细粒裂隙型和分散型天然气水合物总量大, 但其具有埋深浅、非成岩、胶结性差等特性, 开发难度大^[2]。针对以上类型的天然气水合物开采, 周守为等^[3,4]首次提出了固态流化绿色开采技术, 将深水浅层不可控的非成岩天然气水合物藏通过海底采掘、密闭流化、气液固多相举升系统变为可控的天然气水合物资源, 该方法具有安全可靠、污染小、次生灾害小等优势。其关键技术之一是对破碎后的水合物混合浆体实时除砂提纯回填, 剩余水合物浆体向上提升回收, 可提高水合物混合浆体纯度, 减小泵送能耗, 降低砂对设备的磨损度。旋流分离技术具有结构简单且占地面积小、分离效率高、处理量大等优点, 已广泛用于煤炭、石油和化工等行业^[5,6]。

对旋流分离技术已开展了大量研究, 文献^[7,8]对用于油水分离的旋流分离装置入口、锥角等参数进行了优化, 庞学诗^[9,10]对固液旋流器设计、流场等开展了研究, Yuan 等^[11]提出了双锥油水分离器, Amini 等^[12]建立数学模型预测了井下油水分离器的分离效率, Noroozi 等^[13]采用 CFD 方法分析了入口设计对脱油旋流分离器分离效率的影响, Gupta 等^[14]对旋流分离器的流场机理进行了研究; 伍开松等^[15]采用数值模拟结合正交实验方法设计并优化了用于海底水合物提纯除砂的水力旋流器, 但其水

力旋流器工作环境为储层以上的海底平面, 且颗粒粒径较大; 陈浩等^[16]提出一种用于水合物提纯的海底预分离工艺并设计了用于该工艺的水力旋流器, 证实水力旋流器用于水合物提纯可靠; 代茂林^[17]提出采用螺旋管对水合物进行提纯分离, 但由于深水浅层非成岩水合物性质和开采条件不同, 与现有研究存在一定差异, 主要是井下分离处于高压且空间狭小的环境, 分离器分流比、操作参数等难以控制, 控制精度要求高, 对设备结构尺寸和材料等要求更高, 分离难度大, 需进一步深入研究。本工作基于固态流化开采方法提出海底浅层天然气水合物分离工艺, 根据天然气水合物浆体特征设计旋流分离装置并确定其结构参数, 利用 CFD 数值模拟方法分析固相(水合物和泥沙)粒径、水合物浆体入口流量及浆体中泥砂浓度对旋流分离装置分离效率和压降的影响。

2 海底浅层天然气水合物开采及分离工艺

该工艺由海面平台系统、射流破碎系统、井下原位分离系统、回填系统和管输系统组成, 如图 1 所示。用射流破碎系统前端采掘破碎工具打领眼井, 通过连续油管下放喷嘴进行射流破碎与流化, 所得水合物混合浆体经原位分离系统分离, 排出的砂再通过回填系统固化回填, 提纯后的水合物浆体经管输系统上输。井下原位分离系统原位分离回填水合物浆体, 分离装置可串联也可并联, 串联可增强分离精度, 并联可增大处理量。本工艺优势在于分离性能不受管径限制, 避免破坏水合物储

层的压力和温度平衡状态,提高了水合物开采的生产效率、降低了能耗,同时保护储层的地层安全。本工艺用于海底浅层天然气水合物开采具有明显的优势,主要是由于海底浅层天然气水合物储层大部分属于非成岩弱胶结,采用传统降压法易导致储层坍塌、海底泥石流等

问题。虽然本工艺也可用于冻土区等其它天然气水合物开采,但由于冻土区天然气水合物储层存在严实的盖层,属于成岩型,相对于降压法等传统方法,本工艺存在开采面积狭小、开采效率低等问题。

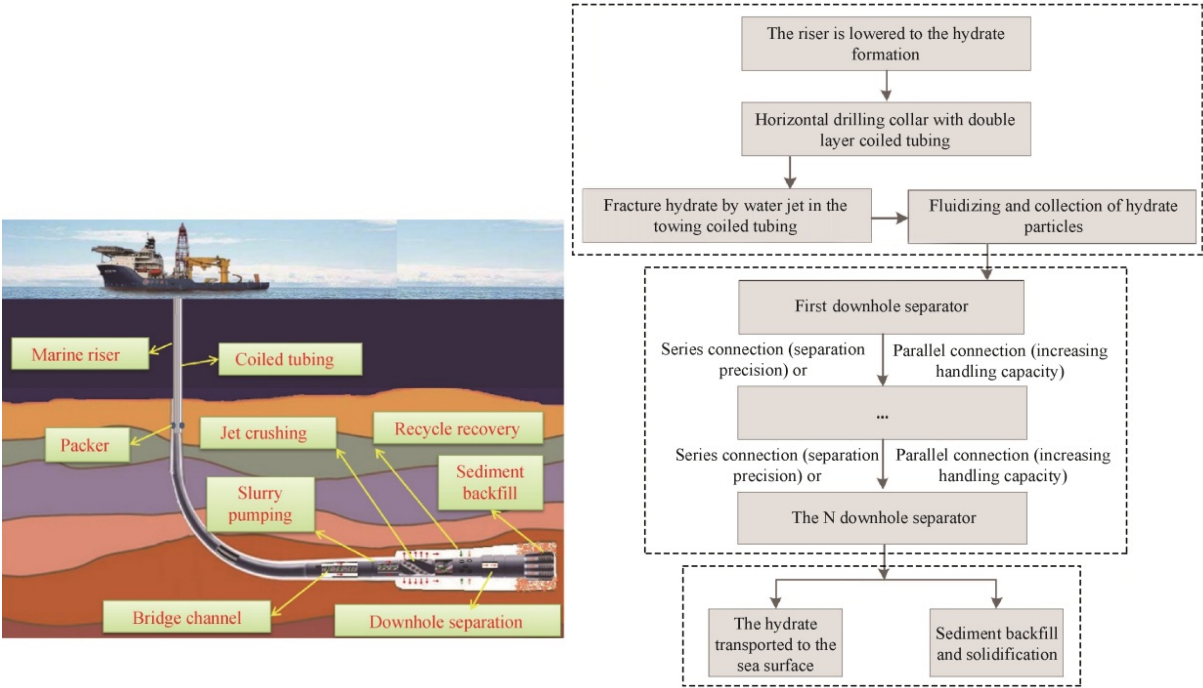


图 1 天然气水合物开采分离工艺及流程
Fig.1 The technology and process of exploitation and separation of natural gas-hydrate

3 旋流分离装置结构参数设计

3.1 旋流分离装置圆柱段直径确定

旋流分离装置的圆柱段直径决定其处理能力和分离粒度。一般情况圆柱段直径越大,处理能力和分离粒度也越大。利用庞学诗^[10]导出的旋流分离装置圆柱段直径计算公式计算分离装置的圆柱段主直径 D :

$$D = \frac{1.95q_m^{0.5}\rho^{0.25}}{\Delta p_m^{0.25} [C_w + \rho(1 - C_w)]^{0.25}} \tag{1}$$

式中, q_m 为处理量(m^3/h), ρ 为固相密度(kg/m^3), Δp_m 为出入口压差(MPa), C_w 为固相质量浓度。

根据试采所得相关参数^[15],初步假设水合物混合浆体中各相含量为水合物 10vol%, 泥砂 15vol%, 海水 75vol%, 处理量 $q_m=5 \text{ m}^3/\text{h}$, 出入口压差 $\Delta p_m=0.2 \text{ MPa}$, 固相(水合物和石英砂)密度 $\rho=1820 \text{ kg}/\text{m}^3$, 浓度 $C_w=0.37$ 。将上述参数带入式(1)计算得 $D=73.18 \text{ mm}$, 初步选定旋流分离装置圆柱段直径为 70 mm 。

3.2 其它参数确定

旋流分离装置的其它大部分参数都与圆柱段直径

有关,根据相关经验公式^[10]得其它结构参数,见表 1,结构示意图见图 2。

表 1 旋流分离装置主要参数
Table 1 Main parameters of hydrocyclone

Parameter	Value
Nominal diameter, D/mm	70
Height of the inlet, a/mm	18
Width of the inlet, b/mm	6
Diameter of the vortex finder, d_0/mm	18
Length of the vortex finder, L_0/mm	50
Cylindrical length, L/mm	70
Diameter of the spigot, d_s/mm	13

随旋流器锥角减小,分离粒度变小,在细粒分级、澄清和脱泥作业等场合,较多采用小锥角($<15^\circ$)水力旋流器,最小锥角为 1.5° ^[10]。本旋流分离装置用于水合物混合浆体除砂提纯,其中沉积物粒径较小,因此初选锥角为 10° 。

4 模型及参数

水合物开采原位分离提纯时压力、温度变化很小,水合物几乎不发生物相变化,故采用 CFD 模拟分离过

粒径对旋流分离水合物浆体除砂提纯的影响。

5.1 模型的正确性验证

为验证数值模型的正确性,在入口流量 $5 \text{ m}^3/\text{h}$ 、固相粒径 $30 \mu\text{m}$ 、入口砂浓度 $15\text{vol}\%$ 的条件下对模拟结果进行分析。取旋流分离装置轴向截面上沿 Z 方向(轴向)6个位置(如图4所示)的结果进行分析,模拟所得静压力如图5(a)所示,可见旋流分离装置内部静压力沿径向从轴线到壁面逐渐增大,以轴线对称分布,靠近底流口位置压力变低,并出现负压,符合组合涡流场的静压力分布。如图5(b)所示,旋流分离装置中流场切向速度以轴

线对称分布,呈M形驼峰分布,沿径向从壁面到中心轴先增大后减小,在某一位置出现峰值,符合组合涡的切向速度分布。

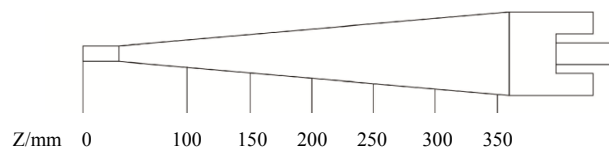


图4 旋流分离装置分析模型轴向截面图

Fig.4 Axial section of hydrocyclone model

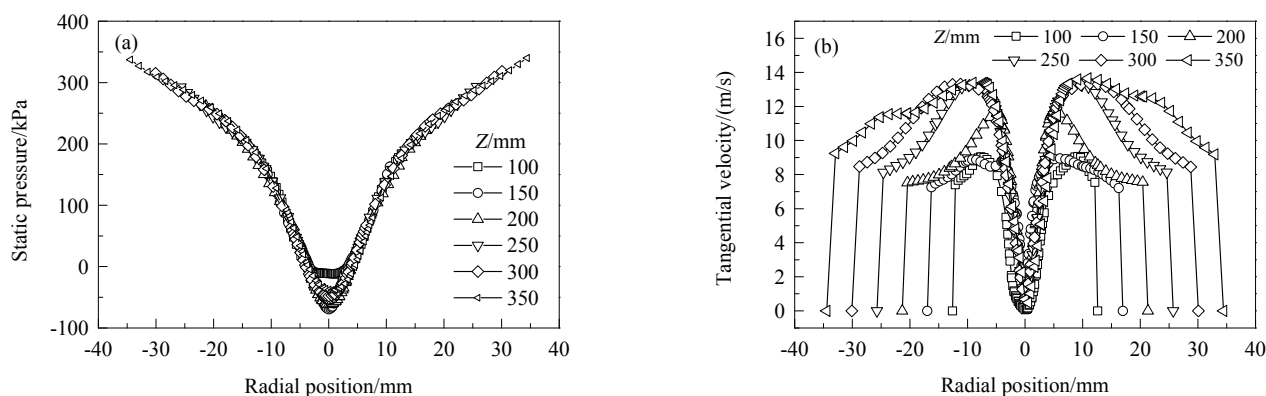


图5 轴面上压力和切向速度沿径向的分布

Fig.5 Radial distributions of static pressure and tangential velocity on adaxial surface

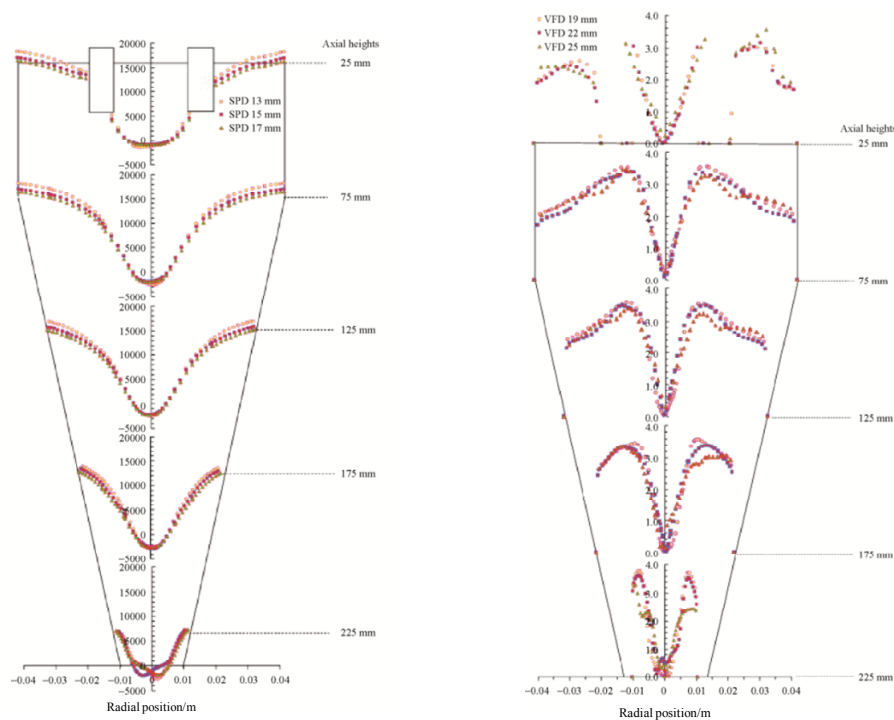


图6 文献[19]所得轴面上压力和切向速度沿径向的分布

Fig.6 Radial distributions of static pressure and tangential velocity on adaxial surface from reference [19]

文献^[19]结果(与实验数据高度吻合)见图 6, 与本模拟结果吻合很好, 证实了本模型的正确性。

5.2 旋流分离对水合物浆体的分离效率和压降的影响

5.2.1 旋流分离装置的分离效率和压降计算

分离效率和压降是衡量旋流分离装置分离性能的关键指标。本装置主要考虑底流口排砂量和溢流口水合物回收率及从入口到底流口和溢流口的压降。分离效率一般采用质量效率, 定义为出口相质量与入口相质量的比。采用出入口质量流率替代质量, 计算公式如下:

$$E_h = M_o / M_{hi}, E_s = M_d / M_{si} \quad (2)$$

式中, E_h 为水合物分离效率(%), M_o 为溢流口水合物流率(kg/s), M_{hi} 为入口水合物流率(kg/s), E_s 为砂分离效率(%), M_d 为底流口砂流率(kg/s), M_{si} 为入口砂流率(kg/s)。

压降 Δp 为入口压力 p_i (MPa) 与出口压力 p_o (MPa) 差:

$$\Delta p = p_i - p_o \quad (3)$$

5.2.2 不同固相粒径下的分离效率和压降

浆体入口流量 $5 \text{ m}^3/\text{h}$ 、砂浓度 $15\text{vol}\%$ 条件下模拟所得固相粒径与分离效率和压降的关系如图 7、8 所示。固相粒径大于 $10 \mu\text{m}$ 时, 砂和水合物分离效率大部分高于 85% , 底流口和溢流口压降约为 0.4 MPa , 表明旋流分离装置对砂和水合物的分离效果都较好, 且能耗低, 适用于我国南海水合物混合浆体(砂沉积物粒径 $10 \sim 40 \mu\text{m}$ 的比例高于 60%)的提纯分离。

如图 7 所示, 随砂粒径增大, 砂分离效率先增大后趋于平稳, 粒径 $5 \sim 20 \mu\text{m}$ 接近分割粒度, 分离效率急剧增大, 粒径大于 $20 \mu\text{m}$ 后分离效率增加缓慢, 最后趋于平稳, 主要原因是粒径 $5 \sim 20 \mu\text{m}$ 时固体颗粒从溢流口和底流口排出的概率变化大。底流口压降随粒径增大几乎不变, 表明泥沙粒径对分离效率影响非常大, 对能耗几乎无影响。该旋流分离装置适合分离粒径大于 $10 \mu\text{m}$ 的

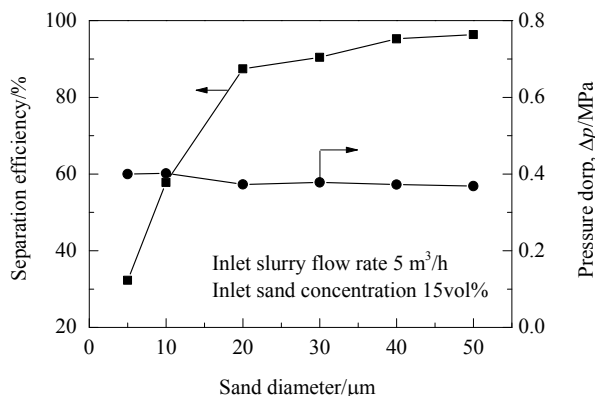


图 7 砂粒径对其分离效率和压降的影响

Fig.7 Effects of sands size on its separation efficiency and pressure drop

泥沙, 泥沙粒径小于 $10 \mu\text{m}$ 时分离效率较差, 粒径小于 $5 \mu\text{m}$ 时几乎失去分离能力。

如图 8 所示, 随水合物粒径增大, 其分离效率增加但增幅变化不大, 粒径大于 $40 \mu\text{m}$ 后趋于平稳。主要原因是旋流分离装置对水合物分离的分割粒度远远小于 $10 \mu\text{m}$, 对大于 $10 \mu\text{m}$ 的水合物的分离效率影响不大。溢流口压降几乎不随粒径变化, 表明水合物粒径对其分离效率影响大, 但对能耗影响不大。为保证高分离效率, 水合物颗粒粒径应尽可能大, 但过大会导致混合浆体粘度增大, 泵送困难, 且与砂严重胶结, 不易分离。破碎后水合物沉积物粒径 $40 \mu\text{m}$ 以上最佳, 但不能太大。

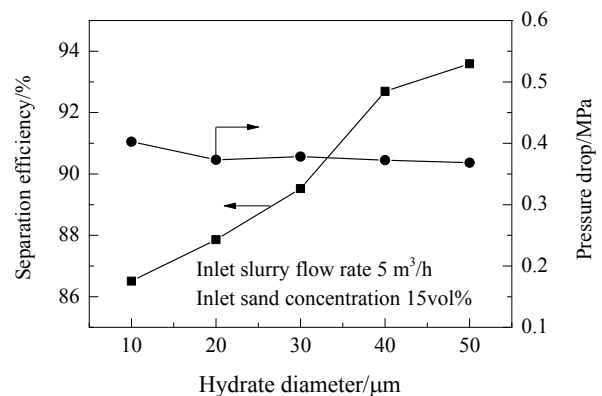


图 8 水合物粒径对其分离效率和压降的影响

Fig.8 Effects of natural gas hydrate size on its separation efficiency and pressure drop

砂和水合物粒径对各自分离效率的影响差异很大, 粒径小于 $20 \mu\text{m}$ 时差异更明显, 主要原因是在相同的分离器中且初始速度相同, 颗粒的初始能量相同, 故分离器的零轴向速度包络面是固定的; 且该分离器的分离原理是根据颗粒在径向方向的平衡排布, 排布在轴向速度方向向上的内溢流口域的颗粒从溢流口排除, 排布在轴向速度方向向下的外底流口域的颗粒从底流口排除而分离。但由于水合物颗粒密度远小于砂, 相同粒径下水合物颗粒与砂颗粒达到离心平衡的轨道不同, 特别是处于轴向速度为零的径向平衡位置的颗粒, 该位置的颗粒从溢流口和底流口排除的概率为 50% 时粒径差异巨大, 也就是分割粒径差异巨大。粒径小于 $20 \mu\text{m}$ 的砂颗粒接近其分割粒径, 进入溢流口和底流口的概率变化差异明显。而小于 $20 \mu\text{m}$ 的水合物颗粒始终远离其分割粒径, 故其进入溢流口和底流口的概率变化微弱。

5.2.3 不同入口流量下的分离效率和压降

固相粒径 $30 \mu\text{m}$ 、入口浓度 $15\text{vol}\%$ 条件下模拟所得浆体入口流量与分离效率和压降的关系如图 9、10 所示。旋流分离装置对砂和水合物的分离效率均在 65% 以上, 压降大部分在 0.5 MPa 以内。浆体入口流量大于 $6 \text{ m}^3/\text{h}$

时,底流口和溢流口压降都超过 0.5 MPa,表明在特定浆体入口流量下旋流分离装置对砂和水合物的分离效果较好,且能耗低,但存在分离效率低且能耗高的流量范围,应用时应尽量避开此范围,在保证分离效率的前提下尽量采用较低流量。

如图 9 所示,随浆体入口流量增大,砂分离效率先增大后减小,流量 $5 \text{ m}^3/\text{h}$ 时分离效率达到峰值(98.63%),此时底流口压降为 0.3784 MPa。流量 $2\sim5 \text{ m}^3/\text{h}$ 范围内砂分离效率增加较大,流量 $5\sim8 \text{ m}^3/\text{h}$ 时减小,压降随流量增大而增加,表明入口流量对砂分离效率和能耗影响较大,但旋流分离装置对入口流量变化有一定适应能力,流量 $4\sim6 \text{ m}^3/\text{h}$ 时分离效率仍良好。入口流量影响砂分离效率的原因主要是入口流量增大,砂颗粒的切向速度增大,为旋流离心分离提供了足够的动力,但流量增加缩短了砂颗粒在分离装置内旋流段的停留时间,导致砂还未充分分离就已离开分离装置。

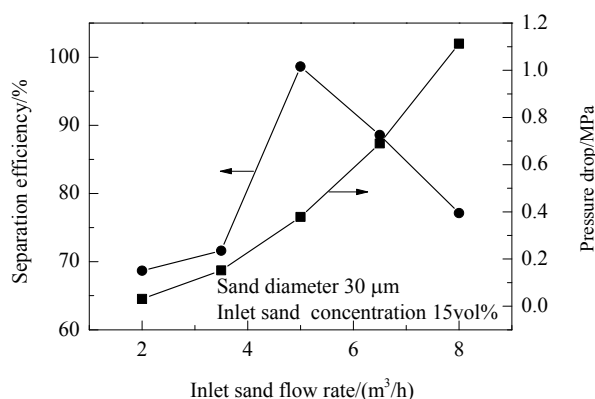


图 9 浆体入口流量对砂分离效率和压降的影响

Fig.9 Effects of inlet slurry flux on its separation efficiency and pressure drop of sand

如图 10 所示,随浆体入口流量增大,水合物分离效率先增大后减小,且变化不大,流量 $5 \text{ m}^3/\text{h}$ 时达到峰值(80.80%),此时溢流口压降为 0.3783 MPa。压降随流量增大而增加,表明入口流量对分离效率有一定影响,对能耗有较大影响,但旋流分离装置对流量变化有一定的适应能力。入口流量影响水合物分离效率的原因与对砂分离效率的影响原因相同。由于水合物密度与液体密度之差小于砂密度与液体密度之差,故水合物受入口流量的影响比砂小。

5.2.4 不同砂浓度下的分离效率和压降

砂粒径 $30 \mu\text{m}$ 、入口浆体流量 $5 \text{ m}^3/\text{h}$ 时模拟所得入口浆体中砂浓度与分离效率和压降的关系如图 11、12 所示,砂和水合物的压降均低于 0.6 MPa,砂分离效率大部分均在 75%以上,但砂浓度为 30vol%时,砂分离效

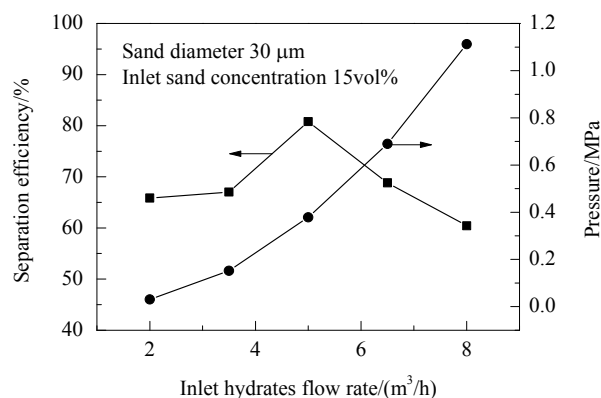


图 10 入口浆体流量对水合物分离效率和压降的影响

Fig.10 Effects of inlet slurry flux on separation efficiency and pressure drop of natural gas hydrate

率仅为 8%。水合物分离效率大部分均在 60%以上,但在砂浓度为 30vol%时,分离效率仅为 9%,表明旋流分离装置对水合物混合浆体的除砂提纯效率较高、能耗较低,具有良好的性能。

如图 11 所示,随入口砂浓度增大,砂分离效率降低,底流口压降不断增大。砂浓度 10vol%~25vol%时砂分离效率降低幅度不大,但浓度 30vol%时砂分离效率急剧降低。底流口压降与砂浓度几乎成线性变化,表明入口砂浓度变化对砂分离效率和能耗影响非常大,砂浓度超过 30vol%后几乎失去分离能力。主要原因是随入口砂浓度增大,混合液体的粘度和密度增大,混合液体产生旋转运动所需的动力增大,且砂颗粒的切向速度变小,能耗也越大,入口流量无法为砂颗粒旋转运动提高充足的动力。

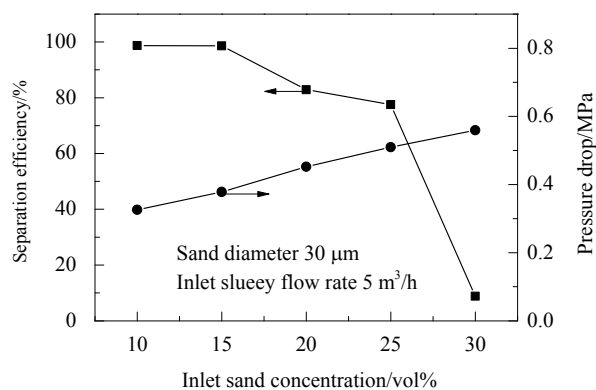


图 11 入口砂浓度对砂分离效率和压降的影响

Fig.11 Effects of inlet sand concentration on its separation efficiency and pressure drop

如图 12 所示,随入口砂浓度增大,水合物分离效率降低,溢流口压降不断增大。砂浓度为 10vol%~25vol%时水合物分离效率与入口砂浓度几乎

呈线性关系,降低幅度不大,但浓度为 30%时,水合物分离效率急剧降低。溢流口压降与砂浓度几乎成线性变化,表明入口泥浓度变化对水合物分离效率和能耗影响非常大,砂浓度超过 30vol%后几乎失去分离能力,主要原因与对砂分离效率的影响原因相同。

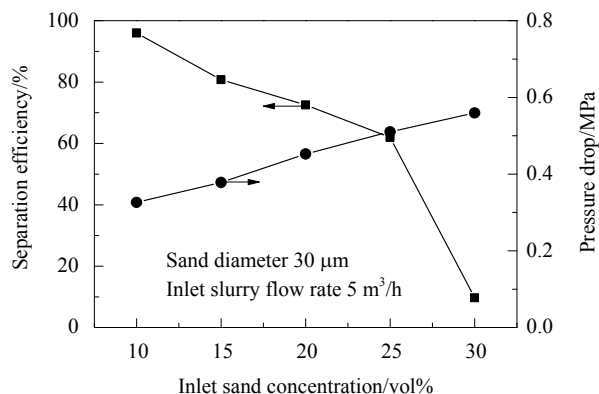


图 12 入口砂浓度对水合物分离效率和压降的影响

Fig.12 Effects of inlet sand concentration on separation efficiency and pressure drop of natural gas hydrate

从以上分析可知,在利用旋流分离对水合物混合浆体除砂提纯时,入口砂浓度对旋流分离性能影响非常大,砂浓度不超过 25vol%时除砂提纯性能良好,用于高浓度混合浆体时建议增大入口流量。

6 结 论

提出一种井下原位分离旋流分离工艺,并设计了旋流分离装置,采用数值模拟方法考察了固相(砂与水合物)直径、入口水合物浆体流量及浆体中砂浓度对装置分离性能的影响,得到如下结论:

(1) 在砂颗粒粒径大于 20 μm 、水合物颗粒粒径大于 40 μm 、入口浆体流量约 5 m^3/h 、砂不超过 25vol%的条件下分离性能良好。

(2) 砂和水合物分离效率大部分高于 60%,最高达 98.72%,压降大部分低于 0.5 MPa,最低至 0.03 MPa。

(3) 砂分离效率随其粒径增大先增大后趋于平稳,随浆体入口流量增大先增大后减小,随砂浓度增大而降低。

(4) 天然气水合物分离效率随其粒径增大先增大后趋于平稳,随浆体入口流量增大先增大后减小,随砂浓度增大而降低。

(5) 溢流口和底流口压降随砂浓度和入口浆体流量增大而增大,几乎不随砂粒径变化。

参考文献

[1] Milkov A V, Sassen R. Economic geology of offshore gas hydrate accumulations and provinces [J]. Marine and Petroleum Geology,

2002, 19(1): 1-11.

- [2] Ye Y, Liu C. Natural gas hydrates: experimental techniques and their applications [M]. New York: Springer, 2013: 19-87.
- [3] 周守为, 陈伟, 李清平. 深水浅层天然气水合物固态流化绿色开采技术 [J]. 中国海上油气, 2014, 26(5): 1-7.
- Zhou S W, Chen W, Li Q P. The green solid fluidization development principle of natural gas hydrate stored in shallow layers of deep water [J]. Offshore Oil and Gas in China, 2014, 26(5): 1-7.
- [4] 周守为, 李清平, 陈伟, 等. 深海海底浅层非成岩地层天然气水合物的绿色开采系统: CN103628880 [P]. 2014-03-14.
- Zhou S W, Li Q P, Chen W, et al. Green mining system for natural gas hydrate in shallow deep seabed non diagenetic natural gas hydrate: CN103628880 [P]. 2014-03-14.
- [5] Yin Y K, Al-Kayiem H H, Pao W. Numerical study of water control with downhole oil-water separation technology [C]//EDP Sciences. 2014: 02029.
- [6] 王跃进, 袁惠新, 赵晓梅. 旋流分离技术在石油工业中的应用 [J]. 石油矿场机械, 2003, 32(1): 34-36.
- Wang Y J, Yuan H X, Zhao X M. Application of hydrocyclone separation technology in petroleum industry [J]. Oil Field Equipment, 2003, 32(1): 34-36.
- [7] 袁惠新, 殷伟伟, 黄津, 等. 固液分离旋流器壁面磨损的数值模拟 [J]. 化工进展, 2015, 34(3): 664-670.
- Yuan H X, Yin W W, Huang J, et al. Numerical simulation of the wall attrition in solid-liquid hydrocyclones [J]. Chemical Industry and Engineering Progress, 2015, 34(3): 664-670.
- [8] 蒋明虎. 旋流分离技术研究及其应用 [J]. 东北石油大学学报, 2010, 34(5): 104-112.
- Jiang M H. Research and application of hydrocyclone separation technology [J]. Journal of Northeast Petroleum University, 2010, 34(5): 104-112.
- [9] 庞学诗. 水力旋流器工艺计算 [M]. 北京: 中国石化出版社, 1997: 56-80.
- Pang X S. Process calculation of hydrocyclone [M]. Beijing: China Petrochemical Press, 1997: 56-80.
- [10] 庞学诗. 水力旋流器技术与应用 [M]. 北京: 中国石化出版社, 2011: 264-274.
- Pang X S. Technology and application of hydrocyclone [M]. Beijing: China Petrochemical Press, 2011: 264-274.
- [11] Yuan H, Thew M T. Effect of the vortex finder of hydrocyclones on separation [C]//International conference on cyclone technologies. Milton Keynes: BHRA, 2000: 17-23.
- [12] Amini S, Mowl A D, Golkar M, et al. Mathematical modelling of a hydrocyclone for the down-hole oil-water separation (DOWS) [J]. Chemical Engineering Research and Design, 2012, 90(12): 2186-2195.
- [13] Noroozi S, Hashemabadi S H. CFD simulation of inlet design effect on deoiling hydrocyclone separation efficiency [J]. Chemical Engineering and Technology, 2010, 32(12): 1885-1893.
- [14] Gupta R, Kaulaskar M D, Kumar V, et al. Studies on the understanding mechanism of air core and vortex formation in a hydrocyclone [J]. Chemical Engineering Journal, 2008, 144(2): 153-166.
- [15] 伍开松, 代茂林. 海底水合物混合浆体除泥砂水力旋流器 [J]. 北京工业大学学报, 2015, 41(7): 973-979.
- Wu K S, Dai M L. Hydrocyclone for separating silt in gas hydrate mixed slurry on the seabed [J]. Journal of Beijing University of

- Technology, 2015, 41(7): 973–979.
- [16] 陈浩, 吕斌, 付来强, 等. 水力旋流器对海底天然气水合物混合浆体分离提纯 [J]. 现代化工, 2017, 37(1): 155–159.
Chen H, Lv B, Fu L Q, et al. Separation and purification of natural gas hydrate slurry mixture by hydrocyclone [J]. Modern Chemical Industry, 2017, 37(1): 155–159.
- [17] 代茂林. 水合物浆体螺旋管多相流动及分离研究 [D]. 成都: 西南石油大学, 2017: 7–72.
Dai M L. Study on multiphase flow and separation of hydrate slurry spiral tube [D]. Chengdu: Southwest Petroleum University, 2017: 7–72.
- [18] 周守为, 陈伟, 李清平, 等. 深水浅层非成岩天然气水合物固态流化试采技术研究及进展 [J]. 中国海上油气, 2017, 29(4): 1–8.
Zhou S W, Chen W, Li Q P, et al. Research on the solid fluidization well testing and production for shallow non-diagenetic natural gas hydrate in deep water area [J]. China Offshore Oil and Gas, 2017, 29(4): 1–8.
- [19] Murthy Y R, Bhaskar K U. Parametric CFD studies on hydrocyclone [J]. Powder Technology, 2012, 230(6): 36–47.